第 42 卷 第 1 期
2025 年 2 月

应 用 力 学 学 报
Chinese Journal of Applied Mechanics

Vol. 42 No. 1
Feb. 2025

DOI:10.11776/j.issn.1000-4939.2025.01.015

考虑碎片膨胀效应的物理钢化夹层玻璃开裂后变形分析模型

王义戈[1,2],王星尔[1,2],杨健[1,2],刘强[3]

(1.上海交通大学船舶海洋与建筑工程学院,200240 上海;2.上海市公共建筑与基础设施数字化运维重点实验室,200240 上海;3.中国建筑科学研究院有限公司,100013 北京)

摘　要:物理钢化玻璃破坏后,应变能释放引起的碎片面内及面外膨胀效应对玻璃构件开裂后的性能有重要影响。基于等效温度荷载理论,建立了多层夹层钢化玻璃开裂后等效变形模型并推导出闭合解。该模型适用于不同厚度、表面应力水平及开裂层等效模量的夹层钢化玻璃开裂后变形预测。参数分析结果表明,增加轴向约束或使用弹性模量较低的胶片均可减少面外变形。确定开裂层临界等效模量,当等效模量低于临界值时,最大面外变形随玻璃层数增加呈波动式下降;当等效模量高于临界值时,最大面外变形随玻璃层数增加基本呈单调下降趋势。

关键词:夹层玻璃;物理钢化玻璃;膨胀效应;开裂后状态

中图分类号:TU524; TU382　　**文献标志码**:A　　**文章编号**:1000-4939(2025)01-0141-08

Deformation analysis model of fractured laminated tempered glass considering fragment expansion

WANG Yige[1,2], WANG Xing'er[1,2], YANG Jian[1,2], LIU Qiang[3]

(1. School of Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, 200240 Shanghai, China;
2. Shanghai Key Laboratory for Digital Maintenance of Building and Infrastructure, 200240 Shanghai, China;
3. China Academy of Building Research, 100013 Beijing, China)

Abstract: The in-plane and out-of-plane expansion of fractured tempered glass due to the strain energy release significantly influences the post-fracture state of laminated glass (LG). An equivalent expansion model of multi-layered LG beam is developed based on the equivalent temperature differences (ETD) method and the closed-form solution is given. This model is applicable to the prediction of out-of-plane deformation of LG beam with different thickness, surface compressive stress, and effective modulus. The parameter analysis results show that increasing the axial constraints and using interlayer with lower elastic modulus can reduce the out-of-plane deformation. When the effective modulus of fractured layer is less than the critical effective modulus, there is a fluctuant drop in the maximum out-of-plane deformation with the increase of glass layer. When the effective modulus is greater than the critical effective modulus, the

收稿日期:2022-09-21
基金项目:国家自然科学基金资助项目(No.51908352;52078293)
通信作者:王星尔。E-mail:matseyo@sjtu.edu.cn
引用格式:王义戈,王星尔,杨健,等.考虑碎片膨胀效应的物理钢化夹层玻璃开裂后变形分析模型[J].应用力学学报,2025,42(1):141-148.
WANG Yige, WANG Xing'er, YANG Jian, et al. Deformation analysis model of fractured laminated tempered glass considering fragment expansion[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2025, 42(1):141-148.

drop becomes basically monotonic.

Key words: laminated glass; thermally tempered glass; expansion effect; post-fracture state

物理钢化玻璃在实际使用中,往往会出现瞬间开裂的现象。就其开裂机理而言,通常分为内因和外因两类[1]。其中,内因为玻璃材料本身的质量问题,包括表面划痕引起的应力集中[2]及硫化镍杂质相变[3]引起内涨力,外因指结构所受的意外荷载[4]及正常服役荷载[5]。经物理钢化处理的玻璃在开裂后,其储存的应变能将主要转换成动能、残余应变能和断裂表面能[6-8]。其中,断裂表面能能使玻璃碎裂成钝角小颗粒,而动能和残余应变能表现之一为开裂层的膨胀效应。该效应一方面使开裂层具有面内应力,在玻璃碎片之间互相挤压、咬合的同时,还会使相邻完整层处于受拉或受压的状态[9-10];另一方面,由于中间层胶片的约束作用,面内的膨胀将进一步引起面外的变形,对于部分异形构件或大尺寸玻璃构件,在开裂后通常需要较长时间才能进行更换,易使玻璃构件处于偏心受力的状态[11]。因此,建立考虑钢化玻璃开裂后膨胀效应的夹层玻璃变形分析模型对评估夹层玻璃构件开裂后剩余承载力具有必要性。

BIOLZI 等[10]在研究不同中间膜的 3 层夹层玻璃梁开裂后力学行为时,提出将开裂层等效成均质、各向同性的线弹性材料并使用热膨胀法来表征其膨胀效应。该方法以柔度法为基础,将膨胀效应等效为温度荷载,通过测量完整层表面的应变,即可确定等效温度场。在随后对双层夹层玻璃板的开裂后力学行为研究中,BIOLZI 等[12]测量了夹层玻璃板在单层开裂时的面外膨胀变形量,并使用数值方法拟合出其等效温度场。此外,相关学者从微观角度对钢化玻璃开裂后应变能的释放过程展开了一系列研究。NIELSEN[7]提出了一种用于研究玻璃碎片在应变能释放后形状变化及残余应变能的数值模拟方法,并指出膨胀效应与玻璃自身的钢化水平及厚度、尺寸等几何因素有关。随后,NIELSEN 等[13]通过对玻璃开裂后单一碎片的实际变形情况进行测量,验证了上述数值方法。在后续研究[9]中,NIELSEN[7]将相关数值方法同 POURMOGHADDAM 等[6,14]的玻璃开裂形态统计结果相结合,假设玻璃在开裂后均为尺寸一致的圆柱体碎片,近似确定了开裂(膨胀)应变与玻璃表面应力和厚度之间的相关性,并给出了物理钢化玻璃开裂后等效温度场及面内膨胀效应的计算方法。

现有膨胀效应分析方法存在以下不足:① 均未考虑中间层胶片作用;② 上述方法均为面内膨胀效应的计算,未给出有效的面外变形计算。此外,最新发布的欧洲规范 CEN/TS 19100[11]给出了计算 PVB (polyvinyl butyral)夹层玻璃构件面外膨胀变形的经验公式,但未给出不同中间层胶片、玻璃钢化水平及厚度下的设计计算方法。

目前对物理钢化夹层玻璃开裂后膨胀变形分析的模型有限,尚无可行的计算方法。针对此问题,本研究考虑物理钢化玻璃开裂后的面内及面外膨胀效应,使用等效温度荷载表征该效应,建立多层夹层钢化玻璃开裂后等效膨胀变形模型并给出其闭合解。分析了边界条件类型、夹层数量、开裂层等效弹性模量、中间层胶片类型及玻璃钢化水平、厚度等参数对其面外膨胀变形的影响。本研究研究预期可为考虑碎片膨胀效应的物理钢化夹层玻璃构件开裂后剩余承载力相关设计提供参考。

1 等效膨胀变形模型与基本假设

1.1 等效膨胀变形模型

对于未开裂的物理钢化夹层玻璃,其表面为压应力而中间为拉应力,呈现抛物线状的自平衡应力分布[15](图 1a),表面压应力 σ_s 通常为内部最大拉应力 σ_m 的 2 倍。在玻璃开裂后,应变能的释放使碎片的压应力区扩展而拉应力区收缩。当忽略中间层胶片的约束作用时,仅开裂层产生面内变形,呈现图 1(b)的状态。由于中间层胶片的约束作用,夹层结构整体将产生面内和面外的膨胀变形(图 1c)。

为建立考虑碎片膨胀效应的物理钢化夹层玻璃开裂后变形分析模型,将开裂层等效为均质、各向同性的线弹性材料,开裂后的膨胀效应使用等效温度荷载 ΔT_{eq} 表征。开裂层的等效弹性模量 E_{fr} 是与中间层胶片、应变大小及碎片尺寸等因素相关的量,可由相关试验确定[11,16-17],其数值应小于完整玻璃层的弹性模量 E_g。在小变形范围内,忽略胶片拉伸硬化效应[18]对 E_{fr} 的贡献。假设玻璃开裂后均为尺寸相同的圆柱体碎片,在忽略玻璃沿厚度方向的碎裂

行为及其开裂后的拓扑状态时,NIELSEN 等[9]根据碎片尺寸与应变能之间的统计关系[6,14]及单块碎片应变能释放前后的数值分析结果[7],给出了物理钢化玻璃($E = 70$ GPa,$v = 0.23$)开裂后的等效温度荷载 ΔT_{eq}

$$\Delta T_{\mathrm{eq}} = \frac{-\sigma_{\mathrm{s}}}{\alpha C_1}\left[1 + C_2 \cdot \operatorname{sech}\left(\frac{C_3}{t\sigma_{\mathrm{s}}^2}\right)\right] \tag{1}$$

其中:C_1、C_2和 C_3为 3 个与材料特性相关的材料系数,且 $C_1 = 658.8 \times 10^3$ MPa,$C_2 = 6.246$,$C_3 = 46\,786.5$ mm·MPa^2;α 为玻璃的热膨胀系数,取 9.1×10^{-6} K^{-1};σ_{s}为物理钢化玻璃的表面应力,单位 MPa;t 为玻璃层的厚度,单位 mm。

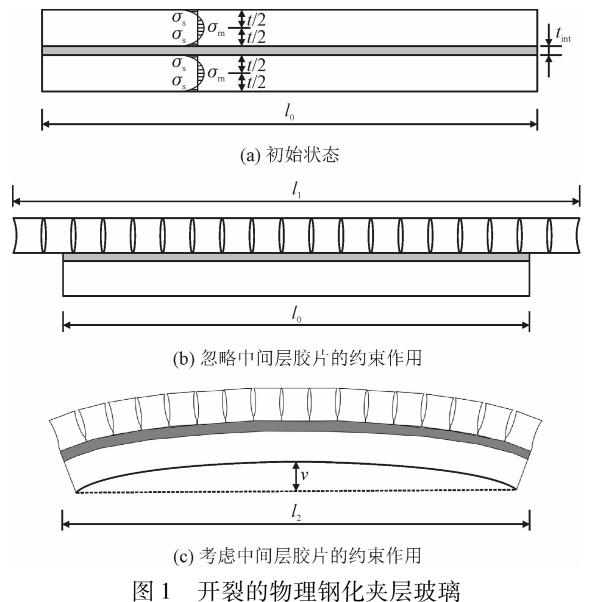


图 1　开裂的物理钢化夹层玻璃

Fig. 1　Fractured laminated tempered glass

1.2　基本假设

考虑图 2 所示的 n 层物理钢化夹层玻璃梁,其梁长为 l,宽为 b,其中玻璃层厚度均为 t,中间层胶片的厚度为 t_{int},无横向荷载作用。在夹层结构跨中的质心位置建立整体直角坐标系 $x-y$ 和局部坐标系 $x^{[1]}-y^{[1]}$,$x^{[2]}-y^{[2]}$,…,$x^{[n]}-y^{[n]}$,局部坐标系均位于各层质心处,而整体坐标系位于结构整体的质心处,其中,当 n 为奇数时,$n_{\mathrm{mid}} = (n+1)/2$,当 n 为偶数时,$n_{\mathrm{mid}} = n/2$。为便于后续讨论,将各层按下图命名,其弹性模量为 E_i($i = 1,2,\cdots,n$),作用的温度荷载为 ΔT_i($i = 1,2,\cdots,n$),则

$$E_i = \begin{cases} E_{\mathrm{g}}(\text{该层完整}) \\ E_{\mathrm{fr}}(\text{该层开裂}) \end{cases} \quad (i = 1,2,\cdots,n) \tag{2}$$

$$\Delta T_i = \begin{cases} 0\ (\text{该层完整}) \\ \Delta T_{\mathrm{eq}}(\text{该层开裂}) \end{cases} \quad (i = 1,2,\cdots,n) \tag{3}$$

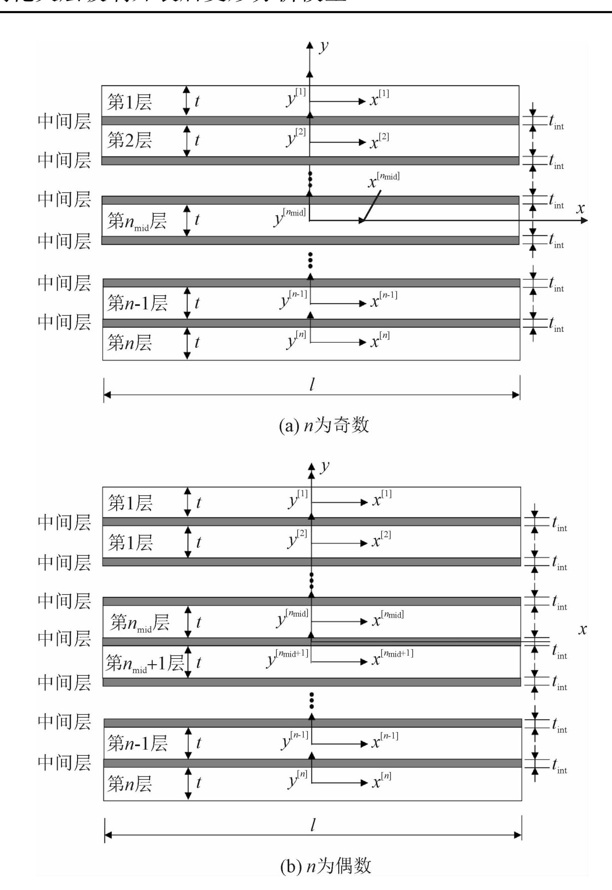


图 2　等效膨胀变形模型

Fig. 2　The effective expansion model

在推导基本方程时,采用如下假设。

1)开裂层、完整层和中间层均为均质各向同性的线弹性材料。

2)中间层胶片仅具有剪切刚度,在外荷载作用下传递层间剪应力[19]。

3)各层在弯曲过程中具有相同的挠度 $v(x)$。

4)各层间为完全黏结界面,无滑移及剥离。

2　基本方程与求解

取图 3 所示的夹层结构微分单元进行分析,微段整体在左侧受轴力 N、弯矩 M、剪力 Q,在右侧受轴力 $N + \mathrm{d}N$、弯矩 $M + \mathrm{d}M$、剪力 $Q + \mathrm{d}Q$。各层除受相应的轴力、弯矩和剪力外,还受剪应力 τ_i($i = 1,2,\cdots,n$)作用,中间层胶片上下表面受剪应力均为 τ_i($i = 1,2,\cdots,n$)。规定图中所示的箭头方向为受力的正方向。

整体内力与各层内力之间存在关系

$$N = \sum_{i=1}^{n} N_i \tag{4}$$

$$M=\begin{cases}\sum_{i=1}^{n}M_i-\sum_{i=1}^{n_{\mathrm{mid}}-1}N_i(n_{\mathrm{mid}}-i)h+\\ \sum_{i=n_{\mathrm{mid}}+1}^{n}N_i(i-n_{\mathrm{mid}})h \quad (n\text{ 为奇数})\\ \sum_{i=1}^{n}M_i-\sum_{i=1}^{n_{\mathrm{mid}}}N_i\left[\frac{h}{2}+(n_{\mathrm{mid}}-i)h\right]+\\ \sum_{i=n_{\mathrm{mid}}+1}^{n}N_i\left[\frac{h}{2}+(i-n_{\mathrm{mid}}-1)h\right] \quad (n\text{ 为偶数})\end{cases} \tag{5}$$

其中：$i=1,2,\cdots,n$；$h=t+t_{\mathrm{int}}$。

当两端轴向变形自由时，各层的内力均由温度荷载产生，令 $\kappa=1/\rho$，$I=bt^3/12$，$A=bt$，根据热弹性材料本构关系，可得

$$N_i=N_{Ti}=\int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}}\sigma_i(y^{[i]})b\mathrm{d}y^{[i]}=E_iA(\varepsilon_{i,0}-\alpha\Delta T_i) \tag{6}$$

$$M_i=M_{Ti}=\int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}}\sigma_i(y^{[i]})y^{[i]}b\mathrm{d}y^{[i]}=E_iI\kappa \tag{7}$$

其中：$i=1,2,\cdots,n$；$\varepsilon_{i,0}$表示第 i 层质心处的应变。

将式(6)和式(7)代入式(4)和式(5)，此时夹层结构不受外力作用，因而可得本研究规定坐标系及受力状态下的轴力平衡方程和弯矩平衡方程

$$\sum_{i=1}^{n}E_iA\varepsilon_{i,0}=\sum_{i=1}^{n}\alpha\Delta T_i \tag{8}$$

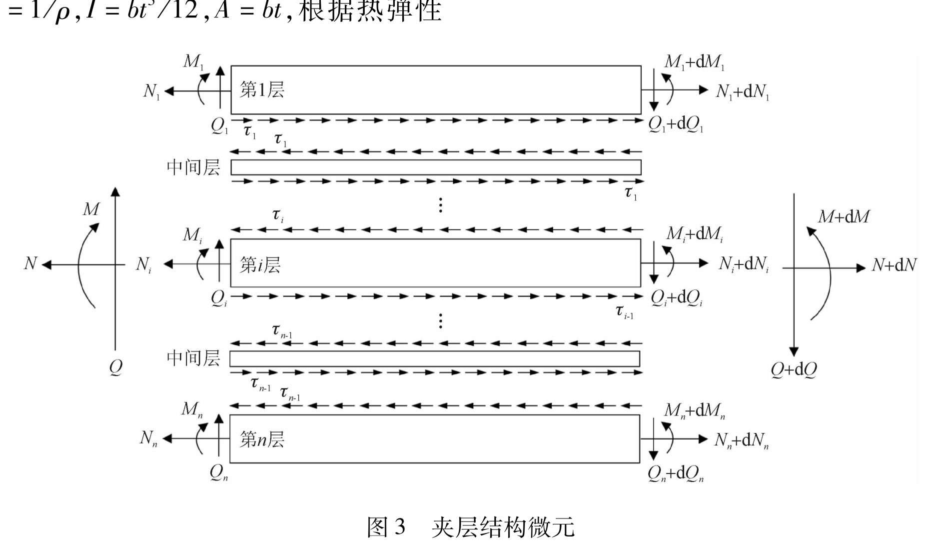


图 3　夹层结构微元

Fig. 3　The infinitesimal segment of laminated glass

$$\sum_{i=1}^{n}E_iI\kappa=\begin{cases}\sum_{i=1}^{n_{\mathrm{mid}}-1}E_iA(\varepsilon_{i,0}-\alpha\Delta T_i)(n_{\mathrm{mid}}-i)h-\sum_{i=n_{\mathrm{mid}}+1}^{n}E_iA(\varepsilon_{i,0}-\alpha\Delta T_i)\cdot(i-n_{\mathrm{mid}})h \quad (n\text{ 为奇数})\\ \sum_{i=1}^{n_{\mathrm{mid}}}E_iA(\varepsilon_{i,0}-\alpha\Delta T_i)\left[\frac{h}{2}+(n_{\mathrm{mid}}-i)h\right]-\sum_{i=n_{\mathrm{mid}}+1}^{n}E_iA(\varepsilon_{i,0}-\alpha\Delta T_i)\cdot\left[\frac{h}{2}+(i-n_{\mathrm{mid}}-1)h\right]\\ \quad (n\text{ 为偶数})\end{cases} \tag{9}$$

当两端轴向变形约束时，轴力平衡方程式(8)不再成立，引入下面的轴向变形方程

$$\sum_{i=1}^{n}\int\varepsilon_ib\mathrm{d}y=\sum_{i=1}^{n}\int(\varepsilon_{i0}+y\kappa)b\mathrm{d}y=0 \tag{10}$$

在图 3 所示的微元结构中，其整体存在微分关系

$$\frac{\mathrm{d}M}{\mathrm{d}x}=Q \tag{11}$$

而各层存在轴力微分关系

$$\begin{cases}\frac{\mathrm{d}N_1}{\mathrm{d}x}=-\tau_1b\\ \frac{\mathrm{d}N_i}{\mathrm{d}x}=(-\tau_i+\tau_{i-1})b\ (i=2,3,\cdots,n-2)\\ \frac{\mathrm{d}N_n}{\mathrm{d}x}=\tau_{n-1}b\end{cases} \tag{12}$$

及弯矩微分关系

$$\begin{cases}\dfrac{dM_1}{dx} = Q_1 - \dfrac{1}{2}\tau_1 tb \\ \dfrac{dM_i}{dx} = Q_i - \dfrac{1}{2}(\tau_i + \tau_{i-1})tb\ (i = 2,3,\cdots,n-2) \\ \dfrac{dM_n}{dx} = Q_n - \dfrac{1}{2}\tau_{n-1}tb\end{cases} \tag{13}$$

同时，各层存在本构关系

$$\frac{du_i}{dx} = \frac{N_i}{E_i A} \tag{14}$$

$$\frac{d^2v}{dx^2} = \frac{M_i}{E_i I} \tag{15}$$

其中，$i=1,2,\cdots,n$。对于中间层胶片，其剪应力 τ_i 与上下两层轴向变形 u_i 和 u_{i-1} 之间存在关系[20-21]

$$\tau_i = -\frac{G}{t_{int}}\left(u_i - u_{i+1} + \frac{dv}{dx}h\right) \tag{16}$$

其中：$i=1,2,\cdots,n-1$；G 为中间层胶片的剪切模量。将式(16)求导 1 次，可得 $n-1$ 个剪应力的一阶关系式

$$\frac{d\tau_i}{dx} = -\frac{G}{t_{int}}(\varepsilon_{i,0} - \varepsilon_{i+1,0} + \kappa h) \tag{17}$$

其中：$i=1,2,\cdots,n-1$；$\varepsilon_{i,0} = du_i/dx$；$\varepsilon_{i+1,0} = du_{i+1}/dx$；$\kappa = d^2v/dx^2$。

为求解剪应力 τ_i，将式(16)求导 2 次，并考虑本构关系式(14)、式(15)及轴力微分关系式(12)，可得

$$\begin{cases}\dfrac{d^2\tau_1}{dx^2} + \dfrac{G}{t_{int}}\left[\left(-\dfrac{b}{E_1A} - \dfrac{b}{E_2A}\right)\tau_1 + \dfrac{b}{E_2A}\tau_2\right] = -\dfrac{G}{t_{int}}\dfrac{h}{E_1I}\dfrac{dM_1}{dx} \\ \dfrac{d^2\tau_i}{dx^2} + \dfrac{G}{t_{int}}\left[\dfrac{b}{E_iA}\tau_{i-1} + \left(-\dfrac{b}{E_iA} - \dfrac{b}{E_{i+1}A}\right)\tau_i + \dfrac{b}{E_{i+1}A}\tau_{i+1}\right] = -\dfrac{G}{t_{int}}\dfrac{h}{E_iI}\dfrac{dM_i}{dx}\quad (i = 2,3,\cdots,n-2) \\ \dfrac{d^2\tau_{n-1}}{dx^2} + \dfrac{G}{t_{int}}\left[\dfrac{b}{E_{n-1}A}\tau_{n-2} + \left(-\dfrac{b}{E_{n-1}A} - \dfrac{b}{E_nA}\right)\tau_{n-1}\right] = -\dfrac{G}{t_{int}}\dfrac{h}{E_{n-1}I}\dfrac{dM_{n-1}}{dx}\end{cases} \tag{18}$$

考虑弯矩微分关系式(13)及各层内力之间的关系可得

$$\begin{cases}\dfrac{d^2\tau_1}{dx^2} - \dfrac{Gb}{t_{int}A}\left(\dfrac{1}{E_1} + \dfrac{1}{E_2}\right)\tau_1 + \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{\tau_2}{E_2} - \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{12\lambda^2}{\sum_{j=1}^{n}E_j}\sum_{i=1}^{n-1}\tau_i = 0 \\ \dfrac{d^2\tau_i}{dx^2} + \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{\tau_{i-1}}{E_i} - \dfrac{Gb}{t_{int}A}\left(\dfrac{1}{E_i} + \dfrac{1}{E_{i+1}}\right)\tau_i + \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{\tau_{i+1}}{E_{i+1}} - \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{12\lambda^2}{\sum_{j=1}^{n}E_j}\sum_{i=1}^{n-1}\tau_i = 0\quad (i = 2,3,\cdots,n-2) \\ \dfrac{d^2\tau_{n-1}}{dx^2} + \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{\tau_{n-2}}{E_{n-1}} - \dfrac{Gb}{t_{int}A}\left(\dfrac{1}{E_{n-1}} + \dfrac{1}{E_n}\right)\tau_{n-1} - \dfrac{Gb}{t_{int}A}\dfrac{12\lambda^2}{\sum_{j=1}^{n}E_j}\sum_{i=1}^{n-1}\tau_i = 0\end{cases} \tag{19}$$

其中，$\lambda = h/t$。式(19)可写成矩阵形式

$$\ddot{\boldsymbol{\tau}} - \boldsymbol{K}\boldsymbol{\tau} = 0 \tag{20}$$

上式为二阶常系数齐次微分方程组，在给定边界条件时存在唯一解，故对称矩阵 $\boldsymbol{K}$ 必为满秩矩阵。则必存在左右特征向量 $\boldsymbol{V}$ 和 $\boldsymbol{U}$ 使 $\boldsymbol{V}^T\boldsymbol{U}$ 和 $\boldsymbol{V}^T\boldsymbol{K}\boldsymbol{U}$ 均为对角阵。引入正交向量 $\boldsymbol{y}$，使其满足 $\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{U}\boldsymbol{y}$ 代入式(20)并左乘 $\boldsymbol{V}^T$，则可得

$$\ddot{\boldsymbol{y}} - \boldsymbol{P}\boldsymbol{y} = 0 \tag{21}$$

其中，矩阵 $\boldsymbol{P}$ 是由矩阵 $\boldsymbol{K}$ 的特征值 ω_i 组成的对角阵。因而剪应力 τ_i 可表示为

$$\tau_i = \sum_{k=1}^{n-1} U_{i,k}[C_{1k}\sinh(\omega_k x) + C_{2k}\cosh(\omega_k x)] \tag{22}$$

将求得的剪应力 τ_i 代入式(17)。在两端轴向变形自由时，将 $n-1$ 个剪应力的一阶关系式同轴力平衡方程式(8)和弯矩平衡方程式(9)联立，再引入对称性条件及边界条件，确定未知参数 C_{1k} 和 C_{2k} ($k=1,2,\cdots,n-1$)，即可得到 $\varepsilon_{1,0},\varepsilon_{2,0},\cdots,\varepsilon_{n,0},\kappa$；在两端轴向变形约束时，将轴力平衡方程式(8)换成轴向变形方程式(10)即可得到各未知量。将得到的 κ 积分 2 次，再考虑结构的对称性，即可得到夹层玻璃梁在已知开裂层及对应等效温度荷载时的面外膨胀变形 v。

3　验证算例

为验证文中算法的正确性，参考 BIOLZI 等[10]的试验，对 3 层物理钢化夹层玻璃梁的开裂后变形状态进行分析。该夹层玻璃梁 $l = 2\ 800$ mm，$b =$

280 mm, $t=10$ mm。中间层胶片为 PVB DG41,厚度 $t_{int}=1.52$ mm,为计算钢化夹层玻璃开裂后稳定态的膨胀效应,弹性模量取 $E_{int}=100$ MPa。现考虑中间层及其中一块边界层开裂的非对称开裂情况,其中完整层弹性模量 $E_g=66.9$ GPa,开裂层等效弹性模量 $E_{fr}=15.2$ GPa,其产生的等效温度荷载 $\Delta T_{eq}=70.3$ K。图 4 给出了该开裂情况下两端轴向变形自由和变形约束条件下采用本研究方法及有限元计算中挠度 v 随 x 坐标的变化情况。可以看出,本研究方法计算的结果与有限元结果符合较好,其中两端轴向变形自由条件下的跨中变形计算结果接近 BIOLZI 等[10]的试验实际测量值(30 ~ 32 mm)。该模型可较好地描述物理钢化玻璃开裂后的膨胀作用,同时增加轴向约束可降低单层开裂时的变形。

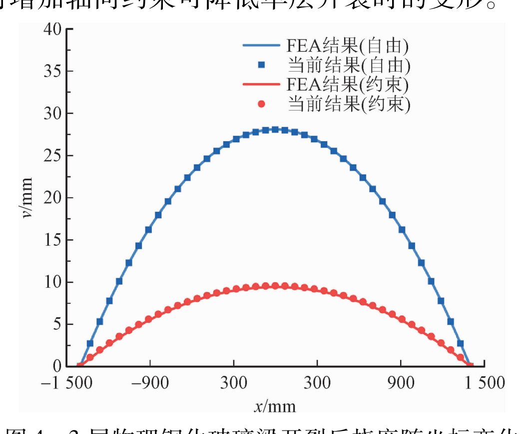


图 4 3 层物理钢化玻璃梁开裂后挠度随坐标变化

Fig. 4 Comparison of central deformation of three-layered laminated beam

4 参数分析

在本研究第 1 节提出的模型框架下,结构仅在非对称开裂的情况下会产生面外膨胀变形,且当截面对称轴一侧开裂层数越多时,面外膨胀变形越大,符合 BIOLZI 等[10]的试验现象。当玻璃层数 n 为偶数时,结构面外膨胀变形最大值出现在截面对称轴一侧玻璃完全开裂的情形;而当 n 为奇数时,面外膨胀变形最大值出现在截面对称轴一侧及对称轴处玻璃完全开裂的情形。为进一步讨论夹层数量对膨胀变形的影响,本研究取玻璃层数 n 为 2 ~ 7,对两端轴向变形自由时其最大面外膨胀变形进行计算。夹层梁各部分厚度及长度参考上例,中间层胶片改为我国建筑玻璃中常用的 SG 和 PVB,由于钢化玻璃开裂为动态过程,具有较高的裂纹扩展速度[22-24],弹性模量 E_{int} 取常温下拉伸速率 500 mm/min 时的单轴拉伸试验割线模量,其数值分别为 1 060 MPa 和 4.48 MPa[12]。参考规程 JGJ 113—2015,完整层弹性模量 $E_g=72$ GPa。开裂层的等效弹性模量 E_{fr} 依赖于实际试验测量,目前仍缺乏系统性的研究,本研究取数值为 E_{int} 至 E_g 范围内进行计算。使用式(1)的等效温度荷载近似表征开裂层的膨胀效应。图 5 和图 6 给出了表面应力 120 MPa 时各类夹层梁的最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l 范围。

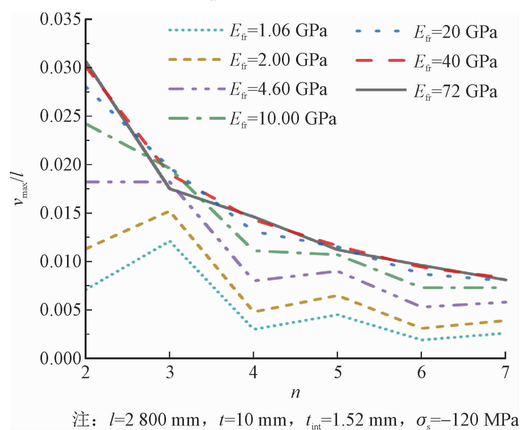


图 5 SG 夹层玻璃梁最大面外膨胀相对变形

Fig. 5 The maximum relative deformation of SG laminated glass beam

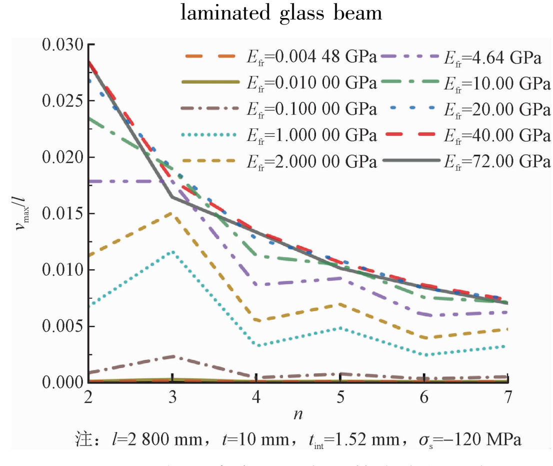


图 6 PVB 夹层玻璃梁最大面外膨胀相对变形

Fig. 6 The maximum relative deformation of PVB laminated glass beam

可以看出中间膜的弹性模量 E_{int} 的大小对面外膨胀变形的有一定的影响,同等条件下,使用 E_{int} 大的胶片制成的夹层玻璃梁将产生更大的面外膨胀变形。同时注意到存在开裂层临界等效弹性模量 $E_{fr,cr}$,此时 2 层和 3 层夹层玻璃梁的最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l 数值相同,且当 E_{fr} 小于 $E_{fr,cr}$ 时,随玻璃层数 n 的增加,最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l 呈波动式下降,在 $n=3$ 有最大值;当 E_{fr} 大于 $E_{fr,cr}$ 时,最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l 随玻璃层数 n 基本呈现

单调下降趋势,在 $n=2$ 有最大值。此现象与夹层玻璃梁出现最大面外膨胀变形时的开裂形态相关,玻璃层数为偶数 n 的夹层玻璃梁层数增加 1 层变为奇数 $n+1$ 层梁时,结构出现最大面外膨胀变形时的开裂层数亦从 $n/2$ 层增至 $n/2+1$ 层,结构在刚度提升的同时其整体温度荷载也随之增加。因而当 E_{fr} 较大时,结构刚度提升水平高于温度荷载增加程度,从偶数层 n 增至奇数层 $n+1$ 时,v_{max}/l 将下降;当 E_{fr} 较小时,结构刚度提升水平低于温度荷载增加程度,此时 v_{max}/l 将增大。经计算,此算例中 SG 夹层玻璃梁的开裂层临界等效弹性模量 $E_{fr,cr}=4.60$ GPa,而 PVB 夹层玻璃梁的开裂层临界等效弹性模量 $E_{fr,cr}=4.64$ GPa。目前已有试验[10,12]表明开裂层等效弹性模量 E_{fr} 应大于 5 GPa,因此夹层玻璃数量 n 的增加可降低最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l。且相同情况下,随开裂层等效弹性 E_{fr} 的增加,其最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l 逐渐趋于 $E_{fr}=E_g$ 时的数值。

根据国家标准 GB 15763.2 和 GB/T 17841,我国的半钢化玻璃表面应力范围应在 24 ~ 60 MPa 之间,钢化玻璃表面应力不应小于 90 MPa,而常用建筑结构玻璃的厚度在 6 ~ 19 mm 之间。图 7 ~ 图 8 给出了我国建筑工程中常用物理钢化夹层玻璃开裂后的膨胀变形,出于安全性考虑,取开裂层的等效弹性模量 $E_{fr}=E_g$ 且仅考虑双层夹层玻璃($n=2$)非对称开裂两端轴向变形自由的情况。其中,SG 和 PVB 的弹性模量同上[12],中间层胶片厚度 $t_{int}=1.52$ mm,夹层梁长度 $l=2\,800$ mm。

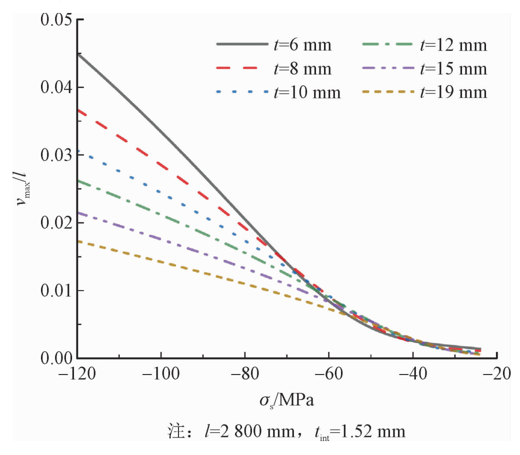


图 7　玻璃厚度及表面应力水平对 SG 夹胶玻璃最大面外膨胀相对变形的影响

Fig. 7　The influence of glass thickness and surface compressive stress on the relative expansive deformation of SG laminated glass beam

对比各工况下的计算结果,可以看出表面应力 σ_s 越大的物理钢化夹层玻璃其在开裂后释放的能量越大,所产生的最大面外膨胀相对变形 v_{max}/l 也越大。但需再次指出开裂层的等效弹性模量 E_{fr} 是与中间层胶片相关的物理量,此处结果为基于线弹性小变形计算的上限值,其具体数值仍需相关试验及分析确定。就上限计算结果来看,由钢化玻璃开裂所引起的膨胀变形普遍高于我国《玻璃结构工程技术规范》(T/CECS 1099—2022)中关于初始缺陷的规定,因而在进行构件开裂后剩余承载力相关设计时需考虑膨胀效应的影响。

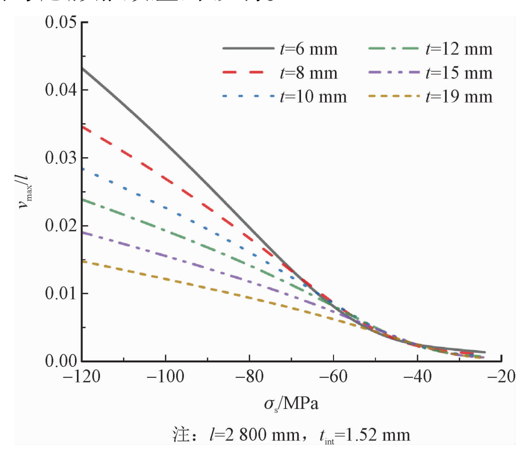


图 8　玻璃厚度及表面应力水平对 PVB 夹胶玻璃最大面外膨胀相对变形的影响

Fig. 8　The influence of glass thickness and surface compressive stress on the relative expansive deformation of PVB laminated glass beam

5　结　论

1)本研究基于夹层结构理论提出多层物理钢化夹层玻璃梁等效膨胀变形模型并推导给出闭合解,该模型可准确描述其开裂后膨胀效应。

2)物理钢化夹层玻璃仅在非对称开裂情况下产生面外膨胀变形,采用增加轴向约束和使用弹性模量较低的中间层胶片可减少因膨胀效应引起的面外变形。

3)开裂层等效弹性模量的大小对夹层玻璃梁面外膨胀变形的计算具有一定影响,随其数值增加计算结果逐渐趋于开裂后弹性模量未衰减时的计算结果。同等情况下,当等效弹性模量小于临界等效弹性模量时,面外膨胀变形大小随玻璃层数增加呈波动式下降,层数为 3 时出现最大值;当等效弹性模量大于临界等效弹性模量时,基本呈单调下降趋势,最大值出现在层数为 2 时。

4)物理钢化夹层玻璃开裂后膨胀变形与玻璃厚度及表面应力水平密切相关,其线弹性小变形上限计算结果高于当前规范中对初始缺陷的规定,在进行构件剩余承载力相关设计时需加以考虑。

参考文献:

[1] KARLSSON S. Spontaneous fracture in thermally strengthened glass—a review and outlook[J]. Ceramics-silikáty,2017,61(3):188-201.

[2] SCHNEIDER J,SCHULA S,WEINHOLD W P. Characterisation of the scratch resistance of annealed and tempered architectural glass[J]. Thin solid films,2012,520(12):4190-4198.

[3] 包亦望,刘正权. 钢化玻璃自爆机理与自爆准则及其影响因素[J]. 无机材料学报,2016,31(4):401-406.
BAO Yiwang,LIU Zhengquan. Mechanism and criterion of spontaneous breakage of tempered glass[J]. Journal of inorganic materials,2016,31(4):401-406(in Chinese).

[4] 王书鹏. 爆炸荷载作用下建筑玻璃的破碎模式分析[J]. 应用力学学报,2016,33(2):280-286.
WANG Shupeng. Research on failure modes of architecture glass subject to blast loads[J]. Chinese journal of applied mechanics,2016,33(2):280-286(in Chinese).

[5] 赵宸君,杨健,王星尔,等. 基于国内外标准的结构用玻璃构件承载性能设计对比[J]. 建筑结构学报,2022,43(3):212-222.
ZHAO Chenjun,YANG Jian,WANG Xing'er,et al. A comparative study on bearing capacity of structural glass design using various standards[J]. Journal of building structures,2022,43(3):212-222(in Chinese).

[6] POURMOGHADDAM N,KRAUS M A,SCHNEIDER J,et al. Relationship between strain energy and fracture pattern morphology of thermally tempered glass for the prediction of the 2D macro-scale fragmentation of glass[J]. Glass structures & engineering,2019,4(2):257-275.

[7] NIELSEN J H. Remaining stress-state and strain-energy in tempered glass fragments[J]. Glass structures & engineering,2017,2(1):45-56.

[8] REICH S,WELLER B,DIETRICH N,et al. Energetic approach of elastic strain energy of thermally tempered glass[C]//Challenging Glass 3:Conference on Architectural and Structural Applications of Glass. Amsterdam,Netherlands:IOS Press,2012:509-521.

[9] NIELSEN J H,SCHNEIDER J,KRAUS M A. The in-plane expansion of fractured thermally pre-stressed glass pans:An equivalent temperature difference model for engineering glass design[J]. Construction and building materials,2022,327:126849.

[10] BIOLZI L,CATTANEO S,ORLANDO M,et al. Post-failure behavior of laminated glass beams using different interlayers[J]. Composite structures,2018,202:578-589.

[11] European Commission. Design of glass structures:CEN/TS 19100:2021[S]. Brussels:European Commission,2021.

[12] BIOLZI L,SIMONCELLI M. Overall response of 2-ply laminated glass plates under out-of-plane loading[J]. Engineering structures,2022,256:113967.

[13] NIELSEN J H,BJARRUM M. Deformations and strain energy in fragments of tempered glass:experimental and numerical investigation[J]. Glass structures & engineering,2017,2(2):133-146.

[14] POURMOGHADDAM N,SCHNEIDER J. Experimental investigation into the fragment size of tempered glass[J]. Glass structures & engineering,2018,3(2):167-181.

[15] ZACCARIA M,OVEREND M. Nondestructive safety evaluation of thermally tempered glass[J]. Journal of materials in civil engineering,2020,32(4):04020043.

[16] BIOLZI L,ORLANDO M,PISCITELLI L R,et al. Static and dynamic response of progressively damaged ionoplast laminated glass beams[J]. Composite structures,2016,157:337-347.

[17] BOTZ M,KRAUS M A,SIEBERT G. Untersuchungen zur thermomechanischen modellierung der resttragfähigkeit von verbundglas[J]. Ce/papers,2019,3(1):125-136.

[18] GALUPPI L,ROYER-CARFAGNI G. A homogenized model for the post-breakage tensile behavior of laminated glass[J]. Composite structures,2016,154:600-615.

[19] 王东方,杨嘉陵. 中间弱层对层合板性能影响分析[J]. 应用力学学报,2012,29(5):487-493.
WANG Dongfang,YANG Jialing. Effect of weak middle layer on the performance of laminated plates[J]. Chinese journal of applied mechanics,2012,29(5):487-493(in Chinese).

[20] GALUPPI L,ROYER-CARFAGNI G F. Effective thickness of laminated glass beams:new expression via a variational approach[J]. Engineering structures,2012,38:53-67.

[21] GALUPPI L,ROYER-CARFAGNI G. The effective thickness of laminated glass plates[J]. Journal of mechanics of materials and structures,2012,7(4):375-400.

[22] NIELSEN J H,OLESEN J F,STANG H. The fracture process of tempered soda-lime-silica glass[J]. Experimental mechanics,2009,49(6):855-870.

[23] MOLNÁR G,FERENTZI M,WELTSCH Z,et al. Fragmentation of wedge loaded tempered structural glass[J]. Glass structures & engineering,2016,1(2):385-394.

[24] TAKAHASHI K. Fast fracture in tempered glass[J]. Key engineering materials,1999,166:9-18.

(编辑 吕茵)